

力逆送型バイラテラル制御系におけるインピーダンス成分の追加による振動抑制についての受動性に基づく一考察

著者	太田 亮介
出版者	法政大学大学院理工学研究科
雑誌名	法政大学大学院紀要．理工学・工学研究科編
巻	60
ページ	1-8
発行年	2019-03-31
URL	http://doi.org/10.15002/00021964

力逆送型バイラテラル制御系におけるインピーダンス成分の追加による振動抑制についての受動性に基づく一考察

A CONSIDERATION BASED ON PASSIVITY FOR VIBRATION SUPPRESSION VIA ADDITION OF IMPEDANCE COMPONENTS IN FORCE REFLECTING TYPE BILATERAL CONTROL SYSTEM

太田亮介

Ryosuke OTA

指導教員 石井千春 教授

法政大学大学院工学研究科機械工学専攻修士課程

In the previous study, Grasp force observer (GFO) was proposed to estimate reacting force of the object gripped by the forceps manipulator used in the robotic surgical system for single port surgery (SPS). However, when the estimated force by the GFO was fed back to master's gripper directly, it was difficult to distinguish the hardness of the gripped object because the vibration of the gripper occurred. In this paper, a vibration suppression method via addition of impedance components into input torque in the force reflecting type bilateral control system was proposed. Using the MATLAB software, on the basis of mathematical model of the system, passivity of the control system was numerically verified in certain frequency bands. In addition, distinction experiment for hardness of the gripped object was conducted, and the results showed the effectiveness of the proposed control system.

Key Words : Force reflecting type bilateral control , Vibration suppression , Passivity

1. 緒論

近年、外科手術において低侵襲手術の一種である腹腔鏡下手術が一般的になった。また、腹腔鏡下手術の分野で切開孔を臍部一か所のみにした単孔式腹腔鏡下手術 (Single Port Surgery : SPS) の術例も増加している。SPS は腹腔鏡によって映し出された腹腔内の映像のみを見て行う手術であるため視野が狭いことに加え、手元と腹腔鏡映像内の鉗子の左右が反転してしまう、および術具同士の干渉により術野が制限される等の理由から、従来の腹腔鏡下手術に比べて難度が高い術式である。

腹腔鏡下手術においては、da Vinci[1]というマスタ・スレーブ形式の手術支援ロボットが臨床利用されている。SPS においても様々な研究機関が SPS 用手術支援ロボットを開発している。Xu ら[2]は 17 自由度を持った SPS 用手術ロボット IREP の開発を行い、IREP の作業領域の分析を行っている。また、小林ら[3]は視野の操作機能を有する内視鏡マニピュレータと多自由度マニピュレータからなる SPS 用支援ロボットシステムを開発している。

当研究室においても先行研究[4]において、術者の負担を軽減するための SPS 用手術支援ロボットシステムの開発を行い、入力装置 Omega.7 を用いたマスタ・スレーブ制御により、モータを制御することで遠隔操作を可能にした。

しかしながら、術具が臓器に触れた感覚を術者が感じることが出来ないという問題があった。

そこで、先行研究[5]では、手術支援ロボットに搭載されている鉗子マニピュレータを対象として、鉗子先端が物体を掴んだ際の力 (把持力) を推定し、その力を手元に再現することを試みた。鉗子先端部は体内に挿入するため、電気的なセンサを使用して把持力を検出するのは安全上問題がある。そのため、先行研究[5]では鉗子マニピュレータの把持開閉用モータに対して、DC モータの外乱オブザーバ理論[6]を用いた把持力推定オブザーバ(GFO)を提案し、センサレスで把持力の推定を行った。また、推定した把持力をマスタ側にフィードバックすることで、術者に力覚の提示を可能とした。しかしながら、鉗子先端で物体を把持した際に Omega.7 の把持部が振動してしまい、把持した物体の硬さを判別しづらいという課題が残った。

そこで本研究では、上記の課題を解決するため、術者に提示する把持感覚の精度向上を目的として、GFO で推定した鉗子マニピュレータの把持力を術者の手元に再現する際に生じる振動を抑制する制御システムの開発を行う。

2. 鉗子マニピュレータ

Fig.1 に手術支援ロボットが搭載している鉗子マニピュ

レータを示す。鉗子マニピュレータのロッドと先端部には、市販のディスプレイザブル鉗子の部品を用いており、先端部はモータ駆動により左右・上下方向の屈曲、回転、把持部開閉の計4自由度の操作が行える。また、洗浄・滅菌が行えるよう動力伝達部が脱着可能となっている。

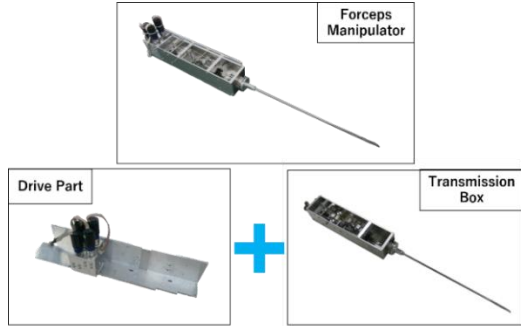


Fig.1 Detachable forceps manipulator

3. バイラテラル制御系

本研究室の手術支援ロボットは、鉗子マニピュレータと鉗子マニピュレータを保持するロボットアームにより構成されており、遠隔操作を可能にするためマスタ・スレーブ制御を行っている。マスタには、Force Dimension 社製の Omega.7 と呼ばれる力覚付入力デバイスを使用している。Omega.7 によりロボットアームの制御も行っているが、本研究では鉗子マニピュレータの制御にのみ注目する。Fig.2 に Omega.7 操作部と鉗子先端の動作部の対応を示す。

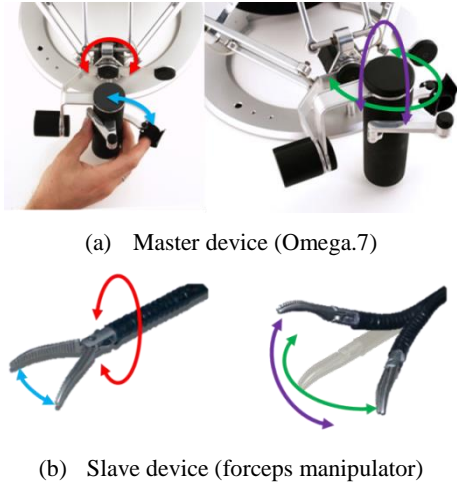


Fig. 2 Manipulations of Omega.7 and forceps manipulator

Omega.7 の位置情報と鉗子マニピュレータに装着されたモータの位置情報をコンピュータで取得し、マスタとスレーブの位置の差からスレーブの位置決めを行う操作量を計算し、スレーブに指令を送る。制御のためのプログラムは MATLAB/Simulink を用いて作成した。また、Omega.7 に力覚を再現するために、スレーブにかかる力を直接利用してマスタに再現しており、これは力逆送型バイラテラル制御に分類される。Fig.3 にマスタ・スレーブ制御システムの

概要図を、Fig.4 に力逆送型バイラテラル制御のブロック線図を示す。

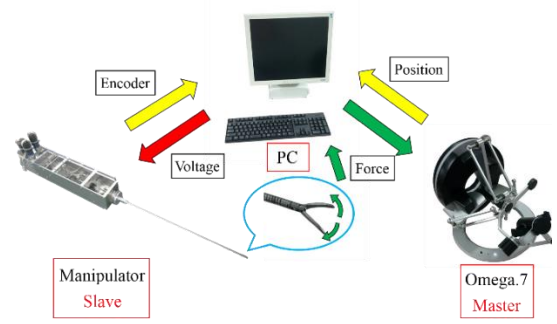


Fig.3 Master-slave system

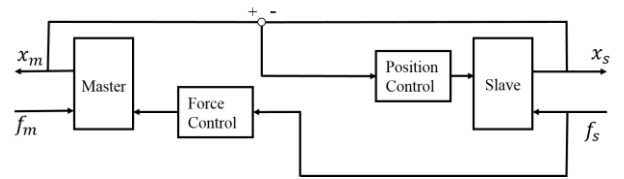


Fig.4 Force reflecting type bilateral control

4. 把持力推定オブザーバ(GFO)

実用性を考慮し、体内に挿入される鉗子の把持部にかかる力をセンサレスで取得するため、室伏ら[5]は GFO を構築した。GFO とは、外乱オブザーバ(DO)理論[6]を用いて、把持開閉動作用モータの軸先にかかる反トルクを電流値とギアヘッド軸の角速度から算出し、その算出結果からモータを鉗子マニピュレータに組み付けた際に想定される損失トルクをキャンセルすることで、鉗子の把持部にかかる反力を推定するシステムである。以下に GFO の構築の流れを説明する。

(1) 外乱オブザーバ (DO)

DC モータの運動方程式から式(1)が成り立つ。

$$J\ddot{\theta} = \tau_m - \tau_l \quad (1)$$

ここで、 J はモータの慣性モーメント、 θ はモータの回転角度、 τ_l は式(2)で与えられる負荷トルクを表す。ただし、 τ_{int} は内部干渉トルク、 $D\omega$ は粘性摩擦トルク、 τ_f はクーロン摩擦トルク、 τ_{ext} は推定したい反トルクを表す。また、 τ_m はモータへの入力トルクを表し、モータへの電流参照値 I_a^{ref} にトルク係数 K_t を乗じることで求めることができる。

$$\tau_l = \tau_{int} + \tau_{ext} + \tau_f + D\omega \quad (2)$$

さらに、 J と K_t には真値との誤差が生じるため、式(1)を公称値 J_n, K_{tn} とパラメータ誤差 $\Delta J, \Delta K_t$ を使用して、式(3)のように書き変えることができる。

$$(J_n + \Delta J)\ddot{\theta} = (K_{tn} + \Delta K)I_a^{ref} - \tau_l \quad (3)$$

ここで、外乱トルク τ_{dis} を式(4)のように定義する.

$$\tau_{dis} = \tau_l + \Delta J \ddot{\theta} - \Delta K_t I_a^{ref} \quad (4)$$

このとき、式(3)、式(4)より式(5)が成り立つ.

$$J_n \ddot{\theta} = K_{tn} I_a^{ref} - \tau_{dis} \quad (5)$$

また、ノイズを除去するためにローパスフィルター(LPF)を使用すると、式(6)が成り立つ. ただし、LPFは1次遅れフィルターとし、 g を遮断周波数とする.

$$\hat{\tau}_{dis} = \frac{g}{s+g} \tau_{dis} \quad (6)$$

以上を踏まえて、微分器を使用せずに $\hat{\tau}_{dis}$ を推定するように等価変換を行うと、Fig.5に示すブロック線図になり、赤の四角で囲まれた部分を外乱オブザーバと呼ぶ. また、慣性モーメントとトルク定数にパラメータ誤差がないとすると、式(4)から $\tau_{dis} = \tau_l$ となるため、モータの軸先にかかる負荷トルクを推定できる.

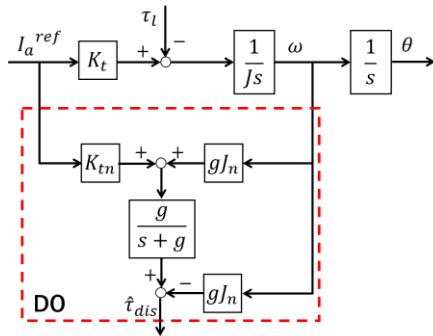


Fig.5 Block diagram of disturbance observer

(2) モータ軸先にかかる負荷の除去

モータを鉗子マニピュレータに組み付けた場合の負荷トルクを τ'_l とすると、 τ'_l は式(7)で与えられる. ここで、 τ_{gear} は減速ギアによる負荷トルク、 τ_{parts} は把持開閉用駆動パーツによる負荷トルクを表す.

$$\tau'_l = \tau_{int} + D\omega + \tau_f + \tau_{ext} + \tau_{gear} + \tau_{parts} \quad (7)$$

モータが小型で軽量であることや、動作速度が遅いことから τ_{int} は0とし、 $D\omega$ 、 τ_f 、 τ_{gear} および τ_{parts} を除去することで、把持した物体からの反トルクとなる τ_{ext} を求める.

a) モータ損失補償関数

DOを用いて、減速ギア付きモータを無負荷状態で回転させた際に推定される負荷トルクは、モータ内部の粘性摩擦トルク、クーロン摩擦トルクおよび減速ギアによる負荷トルクの和となる. また、モータが等速回転するため、式(5)において、 $J_n \ddot{\theta} = 0$ となる. これより、式(8)が成り立つ.

$$K_{tn} I_a^{ref} = D\omega + \tau_f + \tau_{gear} \quad (8)$$

そこで、ギアヘッド付きモータを等速で無負荷回転させた時の $K_{tn} I_a^{ref}$ の値を記録し、角速度 ω の関数 $f_{F+D\omega}(\omega)$ を作成することで $D\omega + \tau_f + \tau_{gear}$ を同定した. この関数をモータ損失補償関数と呼ぶ. この関数を使用し、モータ内部の摩擦によるトルク、および減速ギアによるトルクを除去する. 測定したモータ損失補償関数を Fig.6 に示す.

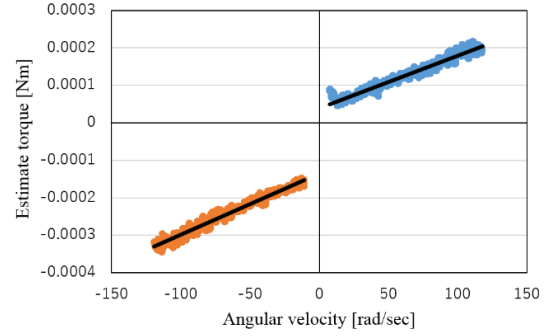


Fig.6 Relation between angular velocity and estimated torque

b) 重り変動補償関数

DO およびモータ損失補償関数を用いて、ギアヘッドの軸先にかかる負荷トルクの推定の有用性を検証するため、減速ギア付きモータにより重りを巻き上げ、その時推定された τ_{ext} から重りの質量を推定した. その結果、推定した重りの質量が実際の重りの質量よりも大きく推定されたため、その補正を行った.

実験時に測定された反トルクを τ'_{ext} とし、推定された余分な反トルクを τ_{error} とすると、 $\tau'_{ext} = \tau_{ext} + \tau_{error}$ となる. 重りの巻き上げ実験の結果から、 τ_{error} の同定式を作成し、同定した τ_{error} を τ'_{ext} から除去することで τ_{ext} を求める. この τ_{error} の同定式を重り変動補償関数と呼ぶ. また、重り変動補償関数は以下のように作成する.

モータへの印加電圧を $V[V]$ とすると、モータが無負荷回転した時の最大角速度 $\omega_{max}[\text{rad/s}]$ は、モータの回転定数595rpm/Vから、 $\omega_{max} = V \times 595 \times 2\pi / 60$ により求まる. $\omega_{pc} = (\omega_{max} - \omega) / \omega_{max}$ とすると、 ω_{pc} と τ_{error} / τ_m の関係はFig.7に示すようになる. ここで、Fig.7から求めた近似式を $f(\omega_{pc})$ とすると、 τ_{error} は式(9)より求まる.

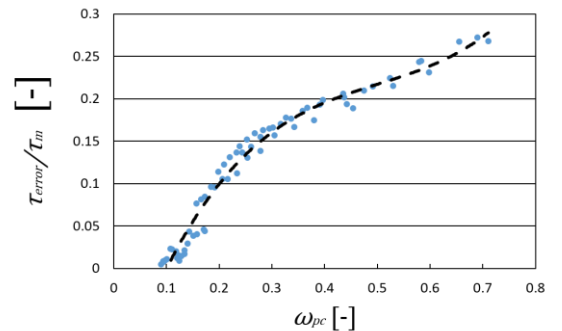


Fig.7 Relation between ω_{pc} and τ_{error} / τ_m

$$\tau_{error} = f(\omega_{pc}) \times \tau_m \quad (9)$$

c) 駆動パーツ補償関数

DO, モータ損失補償関数および重り変動補償関数を使用し, 無負荷状態で把持開閉動作を行った際の反トルクを推定することで, 把持開閉用駆動パーツによる負荷トルク τ_{parts} を同定することができる. しかし, τ_{parts} は鉗子マニピュレータの組み立て状態や把持開閉用ワイヤの伸び等の理由から値が変動することが分かった.

そこで, 鉗子マニピュレータを使用する前に, オフラインで無負荷状態にて把持開閉動作を行い, その際の負荷トルクと減速ギアの軸先角度を記録する. 一例として, 推定された負荷トルクと減速ギアの軸先角度の関係は Fig.8 に示すようになる. これを駆動パーツ補償関数と呼ぶ. オンライン時には, 駆動パーツ補償関数から定まる τ_{parts} の値を $\hat{\tau}_{dis}$ から除去することで τ_{ext} を求める.

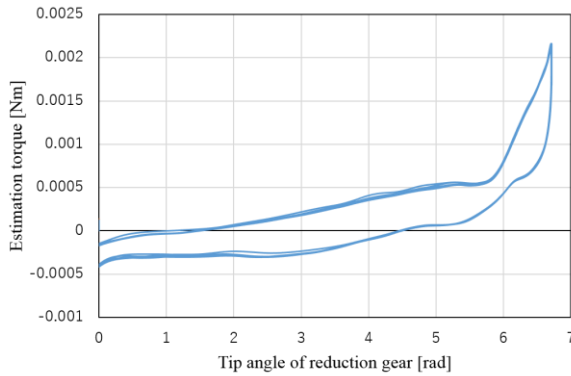


Fig.8 Estimated torque during opening and closing motion

d) 推定把持トルクの換算

推定される反トルク τ_{ext} は, モータの軸先周りのトルクであるため, 把持力を推定するには把持開閉部付根の回転軸周りのトルクに変換する必要がある. そのため, 把持開閉用パーツの機構において力のつり合いを考えることで, τ_{ext} から把持開閉部付根の回転軸周りの反トルク τ_{grasp} に変換する. また, τ_{grasp} から把持力も求まる.

e) 提案された把持力推定オブザーバ

前述した過程を実行した把持力推定オブザーバのブロック線図を Fig.9 に示す.

5. 振動問題

前述したように, GFO を用いて推定した負荷トルクを直接利用してマスタ側である Omega.7 に再現していることから, 本研究のバイラテラル制御は力逆送型に分類される. しかし, 実際にこの方式を使用して, 鉗子の先端部で物体の把持を行うと Omega.7 の把持部が振動するという課題が残った. 特に, 硬い物体を把持した際により大きな振動が生じる傾向が見られた (接触安定性問題). この原因として, 物体を把持した際にシステムが不安定になってしまうことが考えられる.

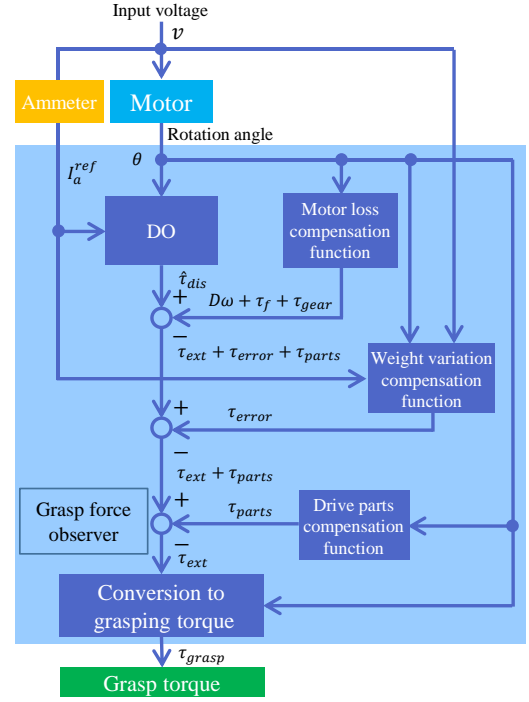


Fig.9 Grasp force observer(GFO)

宮崎ら[7]はバイラテラル制御の並列型制御方式を提案し, 対象物の剛性に関わらず安定を保証している. これは, マスタを操作する力とスレーブに作用する力から制御器によって位置指令値を計算し, マスタとスレーブを位置制御する方式である. しかし本研究では, Omega.7 を操作する力を取得できないことや, Omega.7 を位置制御することができないことから, この方式を使用することができない. そのため, 本研究における機器やシステムの使用環境を考慮し, 力逆送型バイラテラル制御を用いた状態で振動を抑制するための新たな手法を提案する必要がある.

(1) インピーダンス成分による振動抑制

鉗子の先端の把持部で物体を把持した際に Omega.7 の把持部が振動しても, 鉗子の先端の把持部は振動しておらず, 物体を把持した状態を保っていることが確認できた. そこで, Omega.7 把持部の把持角度が鉗子先端の把持角度に拘束されるようなトルクを追加することを考えた.

マスタとスレーブが機械的に連結しているとき, マスタとスレーブを連結するインピーダンスと, 伝達されるトルク τ_{imp} の関係は式(10)で表せる. ただし, M_{imp} インピーダンス成分における仮想質量, D_{imp} は仮想粘性係数, K_{imp} は仮想ばね定数, $\Delta\theta_{gear}$ は角度偏差である.

Fig.10 に示すように, 式(10)で求まるインピーダンスモデルによるトルク τ_{imp} を GFO で推定したトルク τ_{grasp}^{est} を Omega.7 に提示するトルクに換算した τ_{omega} に加えてみた.

このシステムを用いて木製のブロックを把持した結果, Fig.11 に示すように振動を抑えることが出来た.

$$\tau_{imp} = (M_{imp}s^2 + D_{imp}s + K_{imp})\Delta\theta_{gear} \quad (10)$$

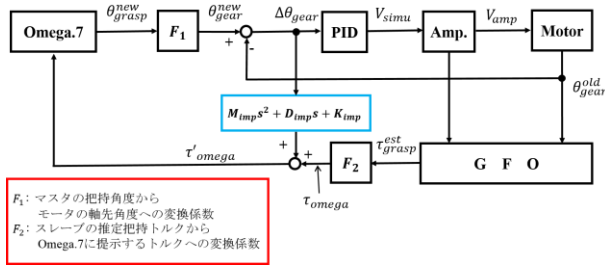


Fig.10 Proposed vibration suppression with impedance components

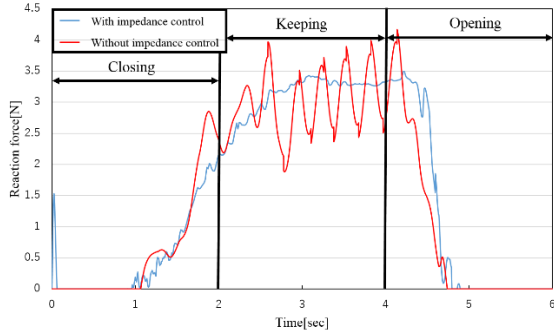


Fig.11 Result of control with impedance components

(2) システムの受動性

前述したように、振動が生じた原因として、物体を把持した際にシステムが不安定になったことが考えられる。しかしながら、(1)節で述べたインピーダンス成分を追加することにより、物体を把持した際でもシステムが安定的になり、振動が抑制されたと考えられる。

そこで、インピーダンス成分の追加前と追加後における安定性の比較を行う。マスタ・スレーブシステムにおいて安定性を評価する方法として、システムの受動性を確認する方法が挙げられる。受動性とは、式(11)が任意の $u \in R^p$ に対して成り立つことである[8]。ただし、 $V(x)$ は現在のエネルギー、 $V(x_0)$ は初期エネルギー、 u, y はそれぞれ入力、出力を表す。

$$V(x) - V(x_0) \leq \int_0^t u^T(\tau)y(\tau)d\tau, \forall t \geq 0 \quad (11)$$

左辺はエネルギーの増加量を表し、右辺は外部から供給されたエネルギーを表す。式(11)はエネルギーの増加量が外部から供給されたエネルギー以下になることを表しており、常にエネルギーが損失していることを意味する。このことは、外部から余分なエネルギーを得ることがないため、発散が起こらず系が安定するという事につながる。

a) システムのモデル化

一般的なマスタ・スレーブシステムのモデル化について考える[9]。マスタおよびスレーブの動特性は以下の式で表すことができる。

$$u_m + f_m = m_m \ddot{x}_m + b_m \dot{x}_m \quad (12)$$

$$u_s - f_s = m_s \ddot{x}_s + b_s \dot{x}_s \quad (13)$$

ここで、 x_m, x_s はマスタおよびスレーブの変位、 m_m, m_s はそれぞれの質量、 b_m, b_s はそれぞれの粘性係数、 f_m は操作者がマスタに加える力、 f_s はスレーブが対象物に加える力、 u_m, u_s はそれぞれのアクチュエータの駆動力である。スレーブと接触する対象物および操作者の動特性は以下の式で表せるものとする。

$$f_s = m_w \ddot{x}_s + b_w \dot{x}_s + k_w x_s \quad (14)$$

$$f_{op} - f_m = m_{op} \ddot{x}_m + b_{op} \dot{x}_m + k_{op} x_m \quad (15)$$

ただし、 m_w, b_w, k_w は対象物の質量、粘性係数、ばね係数である。また、 m_{op}, b_{op}, k_{op} は操作者の腕の質量、粘性係数、ばね係数、 f_{op} は操作者の筋力である。

マスタおよびスレーブのアクチュエータの駆動力はそれぞれ式(16)、式(17)で表すことができる。ここで、 $K_{mpm}, K'_{mpm}, K''_{mpm}, K_{mfm}$ は u_m を決定するためのマスタの位置、速度、加速度、力のゲインであり、他のゲインも同様に定義される。

$$u_m = \begin{bmatrix} K_{mpm} + K'_{mpm} \frac{d}{dt} + K''_{mpm} \frac{d^2}{dt^2} & K_{mfm} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_m \\ f_m \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} K_{mps} + K'_{mps} \frac{d}{dt} + K''_{mps} \frac{d^2}{dt^2} & K_{mfs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_s \\ f_s \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$u_s = \begin{bmatrix} K_{spm} + K'_{spm} \frac{d}{dt} + K''_{spm} \frac{d^2}{dt^2} & K_{sfm} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_m \\ f_m \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} K_{sps} + K'_{sps} \frac{d}{dt} + K''_{sps} \frac{d^2}{dt^2} & K_{sfs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_s \\ f_s \end{bmatrix} \quad (17)$$

b) 二端子対網による表現

前項で述べたマスタ・スレーブシステムのモデルを Fig.12 に示すような、二端子対網に置き換えて考える[9]。マスタおよびスレーブの速度 v_m, v_s は電流 I_m, I_s に対応し、操作者がマスタに加える力 f_m およびスレーブが対象物に加える力 f_s は電圧 V_m, V_s に対応する。また、操作者の筋力 f_{op} は電圧源 V_{op} に対応する。

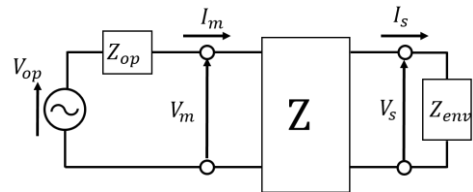


Fig.12 Two-terminal pair network

式(12), (13), (16), (17)を Laplace 変換すると式(18)~(21)が得られる。ただし、 U_m, U_s は u_m, u_s の Laplace 変換に対応する。また、 $P_m = K''_{mpm}s + K'_{mpm} + K_{mpm}/s$, $Q_m = K_{mfm}$ であり、 $R_m, S_m, P_s, Q_s, R_s, S_s$ も同様に定義される。

$$U_m + V_m = (m_m s + b_m) I_m = Z_m I_m \quad (18)$$

$$U_s - V_s = (m_s s + b_s) I_s = Z_s I_s \quad (19)$$

$$U_m = [P_m \quad Q_m] \begin{bmatrix} I_m \\ V_m \end{bmatrix} - [R_m \quad S_m] \begin{bmatrix} I_s \\ V_s \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$U_s = [P_s \quad Q_s] \begin{bmatrix} I_m \\ V_m \end{bmatrix} - [R_s \quad S_s] \begin{bmatrix} I_s \\ V_s \end{bmatrix} \quad (21)$$

ここで、 $V = [V_m \quad V_s]^T$ 、 $I = [I_m \quad -I_s]^T$ と定義する。このとき、 $V = ZI$ を満たすような Z をインピーダンス行列と呼び、式(18)～(21)より、式(22)のように表すことができる。ただし、式(22)で用いられたパラメータは式(23)～(27)で表すことができる。また、 Z の行列式は式(28)のようになる。

$$Z = \begin{bmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{bmatrix} = \frac{1}{D_z} \begin{bmatrix} N_{11} & N_{12} \\ N_{21} & N_{22} \end{bmatrix} \quad (22)$$

$$D_z = (1 + S_s)(1 + Q_m) - S_m Q_s \quad (23)$$

$$N_{11} = (1 + S_s)(Z_m - P_m) + S_m P_s \quad (24)$$

$$N_{12} = -(1 + S_s)R_m + S_m(Z_s + R_s) \quad (25)$$

$$N_{21} = (1 + Q_m)P_s + Q_s(Z_m - P_m) \quad (26)$$

$$N_{22} = (1 + Q_m)(Z_s - R_s) - Q_s R_m \quad (27)$$

$$|Z| = \frac{(Z_m - P_m)(Z_s + R_s) + P_s R_m}{(1 + S_s)(1 + Q_m) - S_m Q_s} = \frac{D_y}{D_z} \quad (28)$$

c) 受動性の十分条件

横小路ら[9]は、二端子対網回路の受動性を用いて制御系の安定性を示している。式(29)のように、回路が消費する電力 P が非負であるとき、システムは受動的である[10]。

$$\begin{aligned} P &= \text{Re}(V_m^* I_m - V_s^* I_s) \\ &= \left(\frac{V+I}{2}\right)^* \left(\frac{V+I}{2}\right) - \left(\frac{V-I}{2}\right)^* \left(\frac{V-I}{2}\right) \\ &= a^* a - b^* b \\ &= a^* (E_2 - S^* S) a \geq 0 \end{aligned} \quad (29)$$

ここで、 $*$ は共役転置を表し、 E_2 は 2×2 単位行列を表す。 S は散乱行列と呼ばれ、 $a = (V+I)/2$ と $b = (V-I)/2$ に次式のような関係を持たせるものである。

$$b = Sa \quad (30)$$

任意の a に対し、式(29)が成り立つための条件は、 S が $\text{Re}(s) \geq 0$ で解析的かつ最大特異値が1以下であることである[11]。また、散乱行列 S はインピーダンス行列 Z を用いて、式(32)から導出することができる[10]。

$$\|S\| = \max \lambda^{1/2}(S^* S) \leq 1 \quad (31)$$

$$S = (Z - E_2)(Z + E_2)^{-1} \quad (32)$$

d) 数値計算

インピーダンス成分の追加前と追加後において、散乱行

列の最大特異値の比較を行うため、MATLAB を用いて、最特異値を算出する数値計算を行った。

数値計算を行う前に、まず本研究で使用しているシステムのモデル化を行った。マスタおよびスレーブの動特性は式(12)、(13)を用いた。次に、マスタ側の駆動力 u_m について考える。インピーダンス成分を追加前のマスタ側の駆動力を式(33)、追加後のマスタ側の駆動力を式(34)で表す。ただし、 θ_m はOmega.7 把持部の把持角度、 θ_s は鉗子把持部の把持角度、 k_f は力ゲイン、 k_{parts} は駆動パーツによる変換定数を表す。

$$u_m = -k_f f_s \quad (33)$$

$$\begin{aligned} u_m &= -k_f \left\{ f_s + k_{parts} \left(M_{imp} s + D_{imp} + \frac{K_{imp}}{s} \right) \right. \\ &\quad \left. \times (\dot{\theta}_m - \dot{\theta}_s) \right\} \end{aligned} \quad (34)$$

最後にスレーブ側の駆動力 u_s について考える。スレーブ側のモータの駆動トルク τ_s は、電流値 I_a とトルク定数 K_t の積で表すことができる。また、モータの電圧の関係から式(35)が成り立つ。以上の式から式(36)が成り立つ。ただし、 R_a は内部抵抗、 E_a は印加電圧、 E_c は逆起電力を表す。

$$R_a I_a = E_a - E_c \quad (35)$$

$$\tau_s = (E_a - E_c) \times \frac{K_t}{R_a} \quad (36)$$

本システムでは、PID 制御によりモータに与える電圧値を決定しているため、式(37)が成り立つ。ここで、 k_p 、 k_i 、 k_d はそれぞれ比例ゲイン、積分ゲイン、微分ゲインを表し、 N はフィルター係数を表す。

$$E_a = k_{parts} \left(k_p + \frac{k_i}{s} + \frac{k_d N s}{s+N} \right) (\dot{\theta}_m - \dot{\theta}_s) \quad (37)$$

逆起電力は、逆起電圧定数 k_E とモータ軸先の角速度 ω_{motor} の積で表すことができる。また、モータ軸先の角速度は駆動パーツによる変換定数 k_{parts} を乗じることにより、鉗子把持部の角速度 $\dot{\theta}_s$ に変換できる。

以上のことから、スレーブの駆動力 u_s は式(38)で表すことができる。ただし、トルクから力へ変換するため、減速ギア軸先の半径 r_{gear} による除算を行っている。また、66:1のギアヘッドを用いているため、減速ギアの軸先の回転角度を66倍してモータの軸先の回転角度に変換している。

$$\begin{aligned} u_s &= \frac{K_t}{R_a} \times k_{parts} \left(k_p + \frac{k_i}{s} + \frac{k_d N s}{s+N} \right) (\dot{\theta}_m - \dot{\theta}_s) \frac{1}{s} \times \frac{1}{r_{gear}} \\ &\quad - \frac{K_t}{R_a} \times k_E \times k_{parts} \times 66 \times \dot{\theta}_s \times \frac{1}{r_{gear}} \end{aligned} \quad (38)$$

式(34)、(38)は回転角度を変数として使用した表記であ

り、並進における変位を変数とした表記に書き換えると次のようになる。ただし、 r_m 、 r_s はそれぞれ Omega.7 の把持部および鉗把持部から回転中心までの距離を表す。

$$u_m = -k_f \left\{ f_s + k_{parts} \left(M_{imp} s + D_{imp} + \frac{K_{imp}}{s} \right) \times \left(\frac{\dot{x}_m}{r_m} - \frac{\dot{x}_s}{r_s} \right) \right\} \quad (39)$$

$$u_s = \frac{K_t}{R_a} \times k_{parts} \left(k_p + \frac{k_i}{s} + \frac{k_d N s}{s + N} \right) \left(\frac{\dot{x}_m}{r_m} - \frac{\dot{x}_s}{r_s} \right) \frac{1}{s} \times \frac{1}{r_{gear}} - \frac{K_t}{R_a} \times k_E \times 66 \times \frac{\dot{x}_s}{r_s} \times \frac{1}{r_{gear}} \quad (40)$$

インピーダンス成分の追加前では、式(12)、(13)、(33)、(40)を、インピーダンス成分の追加後では、式(12)、(13)、(39)、(40)を使用して散乱行列 S の最大特異値を算出し、比較を行った。結果を Fig.13 に示す。なお、パラメータは以下のように設定した。

$$m_m = 22 \times 10^{-3}, m_s = 1.8 \times 10^{-3}, b_m = 0, b_s = 0$$

$$k_f = 0.25, k_{parts} = \frac{9}{\pi} \times \frac{1}{9.6} \times \frac{1}{2}$$

$$R_a = 4.09, K_t = 16 \times 10^{-3}, k_E = 1.68 \times 10^{-3}$$

$$k_p = 200, k_i = 50, k_d = 2, N = 100$$

$$r_m = 0.05, r_s = 0.02, r_{gear} = 0.02$$

$$M_{imp} = 0.25, D_{imp} = 6.2, K_{imp} = 25$$

また、インピーダンス成分を追加後のシステムにおいて、上記のパラメータから求める散乱行列 S が $\text{Re}(s) \geq 0$ で解析的という条件を満たしているかの確認を行った。この条件を満たすためには、散乱行列 S が右半面に極を持たなければよい。そこで、MATLAB を用いて散乱行列 S の極を計算した。その結果を Fig.14 に示す。

Fig.14 から、散乱行列 S が $\text{Re}(s) \geq 0$ で解析的であるといえる。また Fig.13 から、インピーダンス成分を追加する前ではほぼ全ての周波数帯域において最大特異値が1以上であったのに対し、インピーダンス成分を追加した後は約0.4Hz以上の周波数帯域において最大特異値が1以下になり、システムが受動的になったことがわかる。これより、モデル化誤差が存在すると考えられるが、実際のシステムにおいても、インピーダンス成分を追加することによりシステムが受動的になり、振動が抑制されたと考えられる。

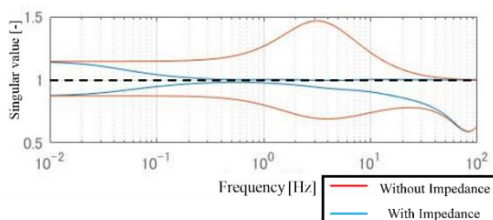


Fig.13 Comparison of singular value

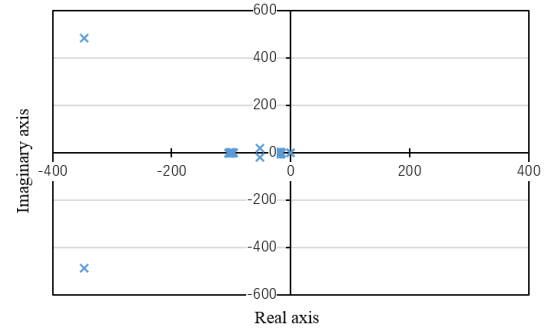


Fig.14 Poles of scattering matrix

(3) 硬さ判別実験

本稿で提案したシステムにより物体を把持した際の感覚の影響を考察するため、インピーダンス成分を追加したシステムと追加する前のシステムをそれぞれ用いて、鉗子先端で物体を把持した感覚を Omega.7 操作部に再現し、把持した物体の硬さを判別する実験を行った。その際、インピーダンス成分や力ゲイン等のパラメータは、振動が抑制され、把持した感覚がわかりやすくなるように調整した。

a) 試料の選定

把持する物体として、Fig.15 に示す超軟質ウレタン樹脂（人肌ゲル）で作成した試料を用いた。人肌ゲルは、主剤と硬化剤の混合比を変えることで硬さを変化させることができる。これより、硬さの異なる4種類の試料を作成し、その中から硬さの差が小さい2種類を実験で使用した。

硬さを比較するため、鉗子マニピュレータでそれぞれの試料を把持し、その際に推定した反力とモータのギアヘッド軸先の角度の関係を調べた。結果を Fig.16 に示す。この結果から、主剤と硬化剤の混合比が3:1.4の試料と3:1.8の試料の2種類を選定した。



Fig.15 Grasp objects used in experiment

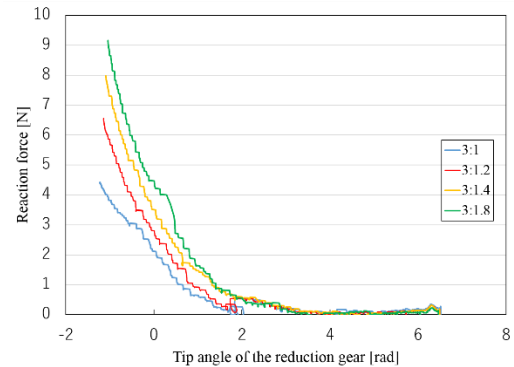


Fig.16 Comparison of hardness of the objects

b) 実験方法

実験を行う前に、被験者に2種類の試料を把持してもらい、感覚の確認を行った。実験では、精神物理学的測定法の一つである、一対比較法を採用した。被験者は目視をせず、2種類の試料を順番に把持し、前者に対して後者が“硬い”もしくは“柔らかい”という回答をする。試行回数は、後者が“硬い”および“柔らかい”となる2パターンを各5回ずつ、計10回ランダムで行った。また、把持回数は2回、把持の保持時間は約2秒、被験者は5人とした。

c) 実験結果

各被験者における回答の正答率をTable 1に示す。また、被験者5人の正答率の平均の結果をFig.17に示す。

この結果から、インピーダンス成分を追加し、振動を抑制することにより大部分の被験者の正答率が上がったことがわかる。また、正答率の平均も12%向上し、インピーダンス成分を追加前と後で比較すると、有意水準5%以下で有意な差が認められた($p=0.032$)。このことから、本研究で提案したシステムは、遠隔操作における物体の硬さ判別の精度向上に対して、効果があるといえる。

Table 1 Correct answer rate for each subject

Subject	Without Impedance	With Impedance
A	60%	80%
B	50%	70%
C	60%	70%
D	70%	70%
E	80%	90%
AVERAGE	64%	76%

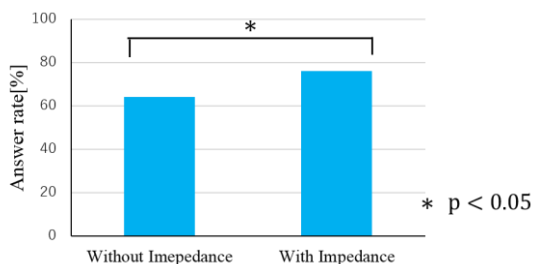


Fig.17 Comparison of the answer rate

6. 結論

先行研究において、物体を把持した際の把持力をセンサレスで推定する把持力推定オブザーバ(GFO)が提案されていた。GFOで推定した反力を直接フィードバックすると、Omega.7の把持部が振動してしまい、物体の硬さを判別することが困難であった。本研究では、上記の問題を解決するため、GFOで推定した反力にインピーダンス成分を追加することで、力逆送型バイラテラル制御を使用した際に生じる振動の抑制を行った。

また、振動の原因がシステムの安定性にあると考え、本

研究で対象とするシステムのモデル化を行い、その受動性を調べるため、散乱行列の最大特異値を数値計算により求めた。その結果、インピーダンス成分を追加することにより、ある周波数帯域において最大特異値が1以下になり、システムが受動的になることが確認された。

最後に、インピーダンス成分の追加前と追加後において物体の硬さ判別実験を行い、その比較を行った。その結果、インピーダンス成分を追加することにより正答率の上昇が見られ、提案したシステムの有効性を確認できた。

今後は、実際の手術を想定し、腹腔視鏡等を用いて、視覚情報を追加する。これにより、硬さ判別実験の結果に及ぼす影響を検証する。

参考文献

- 1) INTUITIVE: <https://www.intuitive.com/>, 2018-01-05
- 2) K. Xu, et al.: System Design of an Insertable Robotic Effector Platform for Single Port Access (SPA) Surgery, *Proceedings of the 2009 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp.5546-5552, 2009.
- 3) 小林洋, 他: 視野を操作する機能を有する単孔式手術支援ロボットの開発, 計測自動制御学会論文集, Vol.49, No.1, pp.183-189, 2013
- 4) K. Oiwa, et al.: Maneuverability Evaluation of a Surgical Robot for Single-Port Surgery, *International Journal of Pharma Medicine and Biological Science*, Vol.5, No.1, pp.38-43, 2016.
- 5) 室伏脩平, 他: 鉗子マニピュレータの把持力推定のためのロバスト反トルク推定オブザーバの改良, 自動制御連合講演会講演論文集, No.16-14, pp.560-565, 2016
- 6) 大西公平: 外乱オブザーバによるロバスト・モーションコントロール, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.4, pp.486-493, 1993
- 7) 宮崎友宏, 萩原史郎: バイラテラル・マスタ・スレーブ・マニピュレータの並列型制御方式, 日本ロボット学会誌, Vol.7, No.5, pp.46-52, 1989
- 8) 申鉄龍: 非線形系の受動性と適応制御, 電気学会論文誌, Vol.123, No.6, pp.1049-1052, 2003
- 9) 横小路泰義, 吉川恒夫: 理想的な筋運動感覚を与えるマスタ・スレーブマニピュレータのバイラテラル制御, 計測自動制御学会論文集, Vol.27, No.1, pp.56-63, 1991
- 10) 古賀利郎: 伝送回路, コロナ社, 1978
- 11) 横小路泰義: マスタ・スレーブ制御の理論, 日本ロボット学会誌, Vol.11, No.6, pp.794-802, 1993